

Evolution des contraintes locales développées dans les matériaux multiphases : application au combustible MOX

Ing. C. MILICHE
Dr B. LANCE
Dr M. LIPPENS
Ing. L.MERTENS
Lic. M. JEUNECHAMPS-GUSTIN
GRAMME – Liège

Le combustible nucléaire MOX, issu du procédé de fabrication MIMAS (Micronized MASTer blend), est constitué d'agglomérats riches en plutonium finement dispersés au milieu d'un mélange d'oxydes d'uranium et de plutonium. La présence de ces agglomérats crée, lors de l'irradiation, des gonflements différents entre les agglomérats de Pu et le reste de la pastille. Cela donne naissance à des contraintes entre les deux phases du combustible. L'étude réalisée a pour but de déterminer ces contraintes. Un modèle mathématique a été mis au point, à l'aide du logiciel Excel, pour calculer celles-ci.

Mots-clefs : combustible nucléaire MOX, contraintes, matériau multiphase, modélisation sphérique, déformations sous irradiation

The nuclear MOX fuel, stemming from the MIMAS process, is made of agglomerates rich in plutonium finely dispersed with a mix of uranium and plutonium oxides. During the irradiation, agglomerates give rise to local swelling different from the pellet's one. This results in strains between the two parts of the fuel. The aim of the present study is to determine these strains. A mathematical model has been set up with Excel to achieve a calculation of the strains.

Keywords : nuclear MOX fuel, strains, multiphase material, spherical modelling, straining under irradiation.

1. Introduction

Le combustible MOX (**M**ixed **O**Xide), mélange d'oxyde d'uranium UO_2 et d'oxyde de plutonium PuO_2 , remplace l' UO_2 dans certaines centrales nucléaires.

Ce combustible permet ainsi le recyclage de ressources nucléaires réutilisables comme l'uranium de très faible enrichissement et le plutonium. Le design du combustible MOX est établi afin de rendre ses caractéristiques aussi proches que possible de l' UO_2 . Cela permet d'utiliser du MOX dans les centrales existantes, sans modifications majeures de celles-ci.

Une pastille de MOX, obtenue par mélange mécanique¹ des poudres d' UO_2 et de PuO_2 , est constituée principalement d'une matrice d' UO_2 et d'agglomérats riches en PuO_2 . En effet, le Pu est distribué sous forme de petites zones riches en Pu dans une matrice UO_2 ; cette dernière contient également une certaine quantité de Pu, de taille microscopique, et assimilée à la matrice. La détermination des teneurs locales en Pu se fait par EPMA². La distribution du Pu est liée au procédé de fabrication. Par le procédé MIMAS³, les agglomérats riches en Pu obtenus ont une teneur en Pu n'excédant pas 25–30 %.

Le combustible MOX est donc un combustible multiphase. Au cours de l'irradiation, les deux phases constituant le combustible, à savoir les zones riches en Pu et la matrice UO_2 - PuO_2 , ne se comportent pas de la même façon. Ainsi, les zones riches en Pu gonflent plus que le reste de la pastille, suite à la combustion nucléaire préférentielle dans ces zones et à la création de produits de fission qui en résulte. Il apparaît, dès lors, des contraintes entre les zones riches en Pu et la matrice environnante.

La détermination de ces contraintes permettrait de comprendre pourquoi, alors que le gonflement solide et l'expansion thermique génèrent dans la pastille des contraintes importantes, aucune fissuration spécifique n'est

¹ Le combustible n'est pas obtenu par réactions chimiques des différents constituants, comme ce fut le cas à une certaine époque, car ce procédé génère trop de déchets liquides et a dès lors été abandonné.

² EPMA : **E**lectron **P**robe **M**icro **A**nalysis : Méthode expérimentale qui permet d'analyser la distribution des éléments sur une surface plane du combustible découpé.

³ MIMAS : **M**icronized **M**aster blend

observée dans le combustible après son irradiation. Cette étude voudrait aussi étudier l'influence du fluage⁴ sur la relaxation des contraintes.

Il est également important de faire varier divers paramètres afin de déterminer la configuration optimale de la pastille pour éviter sa fissuration éventuelle : citons entre autres la taille des agglomérats riches en Pu et la teneur en Pu dans la matrice. En analysant les contraintes en fonction des paramètres, il est possible de déterminer, pour une même teneur macroscopique en Pu, s'il est plus avantageux d'avoir peu de gros agglomérats de Pu ou des agglomérats plus petits mais en plus grand nombre.

La méthodologie développée repose sur une approche très générale d'évolution des contraintes dans les milieux diphasiques et cela permet, à terme, de l'appliquer à d'autres types de matériaux que le MOX.

2. Modélisation

Dans le but de déterminer les contraintes qui se développent entre les agglomérats de Pu et la matrice, l'agglomérat et la matrice sont modélisés sous forme de deux sphères concentriques pour lesquelles on effectue plusieurs séries de calculs, se différenciant par deux paramètres :

- le diamètre de l'agglomérat : 200, 100 ou 50 μm
- la teneur en Pu dans la matrice : 0 ou 2%.

La taille de la matrice UO_2 est déduite des teneurs en Pu locales et moyennes retenues pour les calculs.

Quant au choix de la teneur en Pu, l'absence de Pu dans la matrice ne représente pas un cas réel, mais permet néanmoins d'effectuer des calculs dont les résultats obtenus sont les plus contraignants du point de vue des contraintes. La seconde teneur en Pu choisie permet de représenter un cas plus réel.

Afin d'obtenir une dépendance radiale des résultats les plus proches possibles de la réalité, les deux sphères imbriquées l'une dans l'autre sont décomposées en fines coquilles sphériques, imbriquées et concentriques ; ainsi, les coquilles constituant la matrice sont équivolumentiques entre elles, de

⁴ Fluage : phénomène de déformation de la matière dans le temps, résultant des contraintes appliquées, et de la diffusion des atomes sous l'effet de la température ou de l'irradiation.

même que les coquilles de l'agglomérat riche en Pu. Pour chaque fine couche, on peut donc admettre que toutes les caractéristiques sont identiques sur l'épaisseur de la couche. L'agglomérat riche en Pu sera décomposé en 10 couches (c'est-à-dire 10 fines coquilles sphériques) équivolumiques, de même que la matrice.

3. Calculs neutroniques

3.1. Code de calculs

Le neutron est une particule très importante dans le monde actuel, grâce aux centrales nucléaires. Néanmoins, la physique neutronique, qui étudie le neutron et son comportement avec la matière, repose sur des équations mathématiques assez complexes. Pour étudier un système où interviennent des neutrons, il est donc indispensable d'utiliser des codes de calculs et de puissants calculateurs.

Parmi ceux-ci, le code WIMS (Winfrith Improved Multigroup Scheme) est un code neutronique multitâche permettant de calculer le transport des neutrons dans des éléments de base de réacteurs à spectre thermique (notamment les réacteurs à eau légère) et résolvant des équations de burnup⁵ ponctuel. Il nous a permis de déterminer le burnup dans chacune des couches du modèle décrit ci-dessus. En effet, le burnup de chacune des couches intervient dans la détermination des déformations de celles-ci. Les calculs neutroniques doivent établir, pour chaque cas, une relation liant le burnup de chaque couche au burnup moyen de la pastille.

Ce code a aussi permis de "simuler" l'irradiation de régions plus ou moins étendues d'un réacteur et de suivre, au cours de l'irradiation, l'évolution du flux, de la puissance, de la réactivité, des bilans neutroniques (absorptions, fissions, production de neutrons) par isotope et par région, etc.

L'irradiation a été simulée en partant d'un burnup nul jusqu'à un burnup de 48000 MWj/t_{HM}. Les étapes de temps choisies pour les résultats intermédiaires sont 250 MWj/ t_{HM}, 1000, 2000 et ainsi de suite par palier de 1000 MWj/ t_{HM} jusque 48000 MWj/ t_{HM}.

⁵ Le burnup est le taux de combustion. Il est l'image du nombre de fissions, et donc du gonflement. Il s'exprime comme la puissance x le temps, divisé par la masse considérée.

3.2. Résultats des calculs neutroniques

Pour effectuer ces calculs neutroniques, le code tient compte de la géométrie du système, des concentrations des différents isotopes, de la durée de l'irradiation et des intervalles de temps pour lesquels il doit donner des résultats intermédiaires. Ainsi, la puissance développée dans chacune des couches et cela pour chaque étape de temps, a pu être obtenue en simulant l'irradiation. Le burnup dans chaque couche est calculé à partir de la puissance dégagée par cette couche. Le burnup d'une couche se calcule conformément à la formule suivante :

$$Bu = \sum_{i=1}^{50} \Delta Bu = \sum_{i=1}^{50} \frac{P_i \cdot \Delta t_i}{m_{HM}} \quad (1)$$

où P_i est la puissance développée dans la couche concernée pendant l'étape de temps i ; Δt_i est la durée de l'intervalle de temps i ; et m_{HM} est la masse de métal dans la couche.

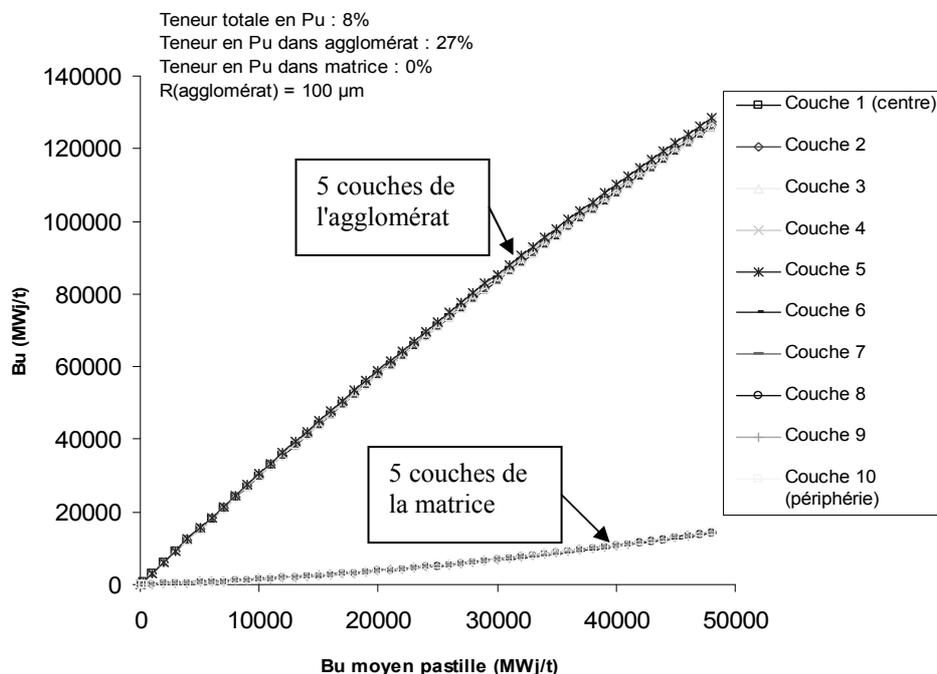


Figure 1 : Evolution du burnup dans toutes les couches

La figure précédente donne l'évolution du burnup dans chacune des couches en fonction du burnup moyen de la pastille : les cinq premières couches représentent l'agglomérat riche en Pu, les cinq dernières constituent la matrice.

On note que l'accumulation de burnup se fait à vitesse quasi constante dans les différentes couches de l'agglomérat et qu'il en est de même dans les différentes couches de la matrice.

On distingue donc bien la différence entre les burnups des deux phases.

On remarque que le burnup dans l'agglomérat riche en Pu est nettement plus élevé que celui dans la matrice. En effet, la puissance dégagée dans l'agglomérat riche en Pu est nettement supérieure à celle dégagée dans la matrice (en première approximation et en début d'irradiation, la puissance est proportionnelle à la teneur locale en matière fissile (U_{235} , Pu_{239} et Pu_{241}). Le burnup, directement lié à la puissance, est donc aussi plus élevé dans l'agglomérat que dans la matrice.

Dans le cas où il y a deux pourcents de Pu dans la matrice, on obtient le graphique suivant (fig. 2) :

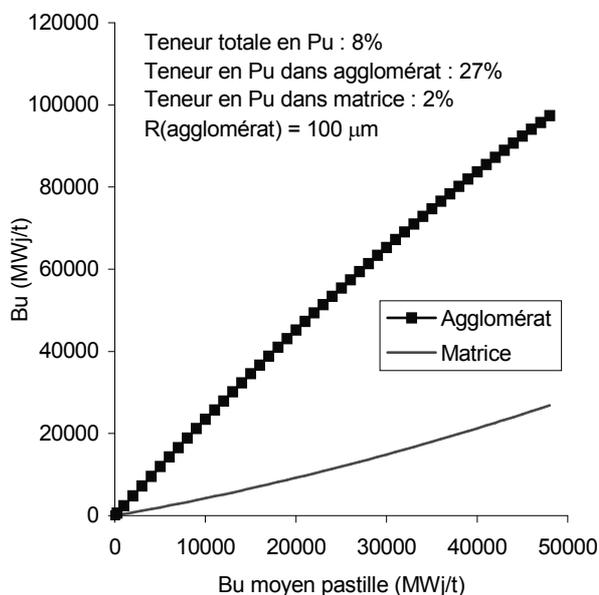


Figure 2 : Evolution du Burnup dans l'agglomérat et dans la matrice

Par rapport au cas où il n'y a pas de Pu dans la matrice, on remarque que la différence entre le burnup dans l'agglomérat et celui dans la matrice s'est un peu atténuée. Le burnup dans la matrice est plus élevé puisqu'elle comporte du Pu dès le début de vie. Par contre, le burnup dans l'agglomérat est moins élevé que dans le cas précédent à même burnup moyen pastille.

Les burnups ainsi calculés seront introduits dans le calcul des contraintes présenté ci-dessous.

4. Calcul des contraintes

4.1. Principe

La méthode utilisée consiste à discrétiser l'échelle du temps, puis à calculer les déformations individuelles des coquilles sphériques au cours de chaque étape de temps. Au cours de l'étape, les coquilles sphériques sont supposées se déformer librement, et sont seulement soumises aux phénomènes d'expansion thermique, de gonflement et de fluage. Les conditions limites en pression interne et externe sont constantes au cours de l'étape de temps. Les valeurs des pressions sont déterminées en fin de chaque étape. Elles résultent des compressions élastiques nécessaires pour maintenir toutes les coquilles sphériques imbriquées les unes dans les autres, sans recouvrement entre coquilles. Les pressions obtenues sont maintenues constantes durant l'étape de temps suivante et servent à évaluer les contraintes introduites dans les déformations élastiques de la période en cours et dans le terme de fluage.

Tous les calculs utiles pour l'obtention des contraintes sont réalisés dans un modèle mis au point à l'aide du logiciel Excel.

4.2. Méthode de calculs

En partant du début de vie du combustible (Burnup = 0 MWj/t) et jusqu'en fin de vie de celui-ci (48000 MWj/t), on peut suivre l'évolution des contraintes qui se produisent entre les deux phases du combustible nucléaire MOX. Les calculs ont donc été effectués pour diverses étapes de temps, réparties durant la vie du combustible. Ces étapes de temps sont les mêmes que celles utilisées pour le calcul neutronique évoqué précédemment.

A chaque étape de temps, les déformations de chacune des coquilles sphériques constituant l'agglomérat et la matrice, sont calculées séparément. Il en résulte que le rayon extérieur d'une coquille et le rayon intérieur de la coquille suivante ont peu de chance d'évoluer de façon identique. Cependant, la continuité matérielle entre les couches du modèle impose une pression de contact entre coquilles sphériques, qui ramène l'égalité entre le rayon extérieur d'une coquille et le rayon intérieur de la coquille suivante. Ces conditions d'équilibre des pressions entre coquilles sphériques sont à l'origine des déformations élastiques des coquilles sphériques et donc également des contraintes.

Il convient d'écrire les équations donnant les déformations de chaque coquille. Il faut, pour deux coquilles sphériques adjacentes, imposer que l'allongement interne de l'une soit compatible avec l'allongement externe de l'autre, ce qui provoque nécessairement des contraintes entre les coquilles. Nous obtenons alors un système du type :

$$\Delta r = K \cdot P \quad (2)$$

où Δr est le vecteur des différences des rayons entre coquilles libres adjacentes ; K est la matrice d'élasticité et P le vecteur des pressions entre couches.

Dans le système d'équations (2), le vecteur des pressions entre couches est inconnu. Il est donc nécessaire d'inverser le système. Une fois les pressions déterminées, il est facile de calculer les contraintes entre les différentes couches.

A chaque étape de temps, afin de déterminer les déformations des coquilles sphériques libres, il est nécessaire de calculer les allongements résultant de divers phénomènes : expansion thermique, gonflement solide et fluage.

Ainsi, l'équation de base sur laquelle repose le calcul des déformations est la suivante :

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{therm} + \varepsilon_{gonfl} + \varepsilon_{fl} \quad (3)$$

où ε_{tot} est la déformation totale, ε_{el} la déformation élastique, ε_{therm} la déformation due à l'expansion thermique, ε_{gonfl} la déformation due au gonflement solide⁶, et enfin ε_{fl} la déformation due au fluage.

⁶ Le gonflement solide pris en compte dans les calculs est celui intervenant dans le gonflement à basse température du combustible. C'est dans ce cas que les déformations et

Pour calculer ces déformations, il faut rechercher les propriétés du combustible nucléaire. A partir de cela, les formules peuvent être développées et adaptées au modèle utilisé.

Le burnup, calculé lors des calculs neutroniques, intervient dans le calcul de la déformation due au gonflement solide.

5. Analyse des résultats actuels

5.1. Méthodologie de travail

Il est apparu, après formulation mathématique et informatique complète du modèle présenté aux paragraphes 4.1 et 4.2, que ce dernier aboutissait à des niveaux de contraintes anormalement élevés, incompatibles avec le comportement attendu du combustible. La recherche de l'origine de cette anomalie a fait l'objet de plusieurs modifications dans la formulation du modèle et dans son expression informatique. Ce parcours, parsemé de nombreuses questions et d'embûches vu le nombre de phénomènes physiques et mécaniques mis en jeu, a été très fructueux, et a débouché sur une modification apparemment mineure au niveau du modèle, mais essentielle pour la cohérence finale du résultat. C'est ce parcours qui est retracé ci-après.

5.2. Premiers résultats

Les premiers résultats montrent une divergence et des valeurs physiquement impossibles. En effet, les contraintes augmentent très fort d'une étape à l'autre, et dès lors, les contraintes des étapes précédentes paraissent négligeables.

On observe que les contraintes deviennent gigantesques en fin de vie : jusqu'à 10^{92} MPa. Ce qui est totalement irréaliste. A ce niveau de contraintes, le combustible se serait déjà rompu depuis longtemps ; or les analyses de combustible à la fin de sa vie ne révèlent aucune fissuration liée à la présence d'agglomérats.

Il s'est donc avéré indispensable d'affiner et de corriger le modèle.

les contraintes sont maximum entre l'agglomérat riche en Pu et la matrice UO₂ environnante.

5.3. Etude de l'influence de la durée des étapes de temps

La durée choisie pour les étapes de temps permet-elle de considérer que les pressions ainsi que les contraintes sont constantes pendant cet intervalle de temps? Pour répondre à cette question, des calculs identiques aux précédents ont été effectués, pour la première étape de temps (250 MWj/t) décomposée en cinquante intervalles (3,2 heures pour un intervalle). Dans ce cas, le graphique obtenu pour les contraintes radiales est le suivant :

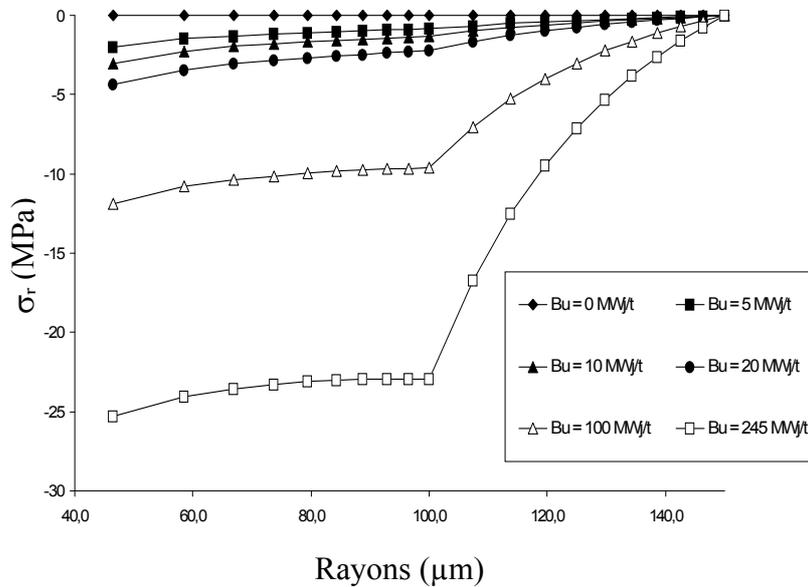


Figure 3 : Evolution radiale de σ_r

A première vue, l'évolution des contraintes semblerait normale. En effet, le fluage peut relâcher les contraintes sans les éliminer. En présence du gonflement solide, il est tout à fait normal que les contraintes augmentent (en valeur absolue) avec le burnup. Par la suite, le fluage devrait faire en sorte que les contraintes se stabilisent. De plus, l'ordre de grandeur des contraintes est possible puisqu'elles n'atteignent que 26 MPa, ce qui est nettement inférieur à la limite de rupture du combustible.

En examinant ce cas de calcul d'un peu plus près, il s'avère, qu'en fait, le fluage ne permet pas une relaxation des contraintes, ce que montre la figure 4.

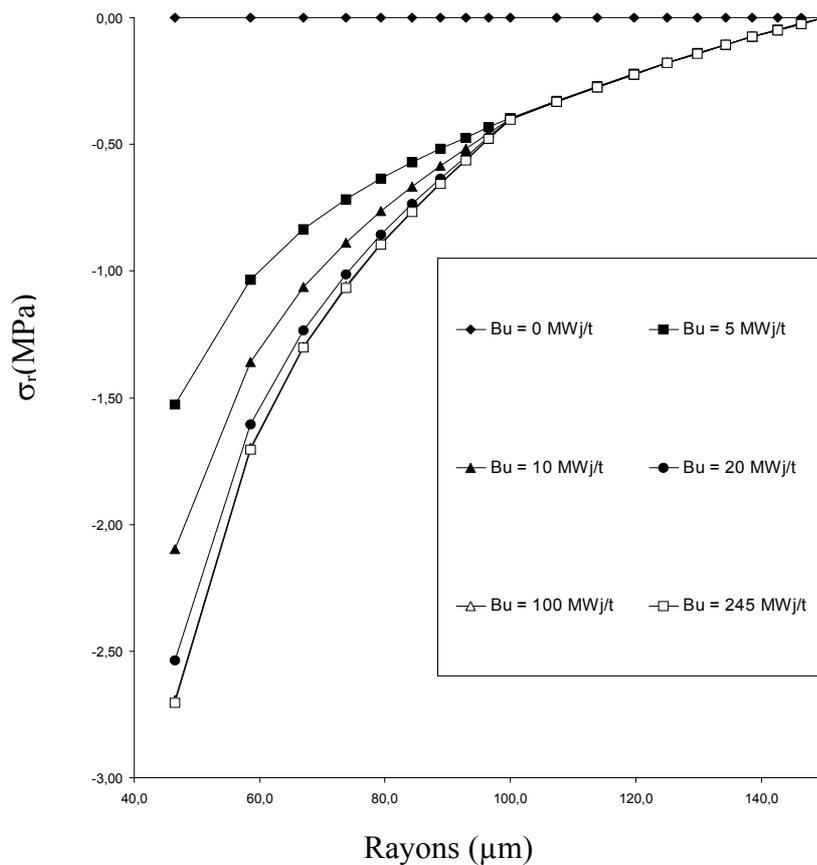


Figure 4 : Evolution radiale de σ_r en l'absence de gonflement

En l'absence de gonflement, seule l'expansion thermique provoque des contraintes. Dans ce cas particulier, le fluage devrait relâcher les contraintes au point de les annuler puisque l'expansion thermique est présente et maximale dès le début et est pratiquement constante au cours du temps. Or, il n'en est rien puisqu'au lieu de diminuer (en valeur absolue) au cours du temps, les contraintes radiales augmentent. On voit d'ailleurs qu'elles se stabilisent dès que le burnup atteint 20 MWj/t.

Si on effectue, de même, les calculs en décomposant en 50 chacune des étapes de temps initialement choisies, on observe que pour un burnup de 1200 MWj/t, la contrainte radiale atteint déjà plus de 1000 MPa. En conséquence, réduire les étapes de temps n'améliore pas le modèle.

5.4. Second formalisme

Il existe des équations plus élaborées et utilisables dans le schéma précédent pour déterminer les déformations libres totales (réf. [15]). Ces équations et leurs résultats permettent d'exprimer directement les contraintes en fonction du gonflement et des déformations de fluage.

Le développement de toutes ces équations donnent les mêmes résultats que ceux obtenus grâce au modèle précédent.

6. Conclusions préliminaires

L'étude entamée de l'évolution des contraintes locales, développées dans les matériaux multiphases est visiblement loin d'être terminée. Dans un premier temps, nous avons émis quelques hypothèses qui doivent être précisées. Citons en quelques unes.

1) Nous avons admis que les pressions sont constantes durant chaque étape de temps. Il serait nécessaire d'effectuer le calcul par itérations successives jusqu'à obtenir la convergence des contraintes au sein d'une même étape de temps.

2) Nous avons admis une géométrie constante, approximation qui n'est peut-être pas justifiée. Il est évident que, en début de vie, les allongements des rayons sont négligeables; cependant, lorsque le burnup devient important, les déformations deviennent plus importantes. Il serait peut-être utile de réactualiser les rayons à chaque étape de temps. Même si cette possibilité ne doit pas être écartée, il s'avère, néanmoins, que ce n'est pas la cause première des anomalies relevées. En effet, c'est dès le départ que l'évolution des contraintes n'est pas la bonne. Ceci permettrait, par contre, d'expliquer pourquoi les contraintes s'envolent vers des valeurs gigantesques à partir d'un certain moment.

3) Nous avons utilisé le formalisme de Von Mises pour la distribution des contraintes et des déformations. Ce formalisme n'est peut-être pas applicable à la géométrie que nous avons utilisée.

4) La matrice d'élasticité K utilisée pour déterminer les pressions est mal conditionnée : le nombre de conditionnement obtenu grâce au logiciel Matlab est de 556.. Les valeurs trouvées pour P , lors de la résolution du système $\Delta r = K \cdot P$, doivent donc être prises avec circonspection car de faibles perturbations du vecteur Δr peuvent engendrer de fortes perturbations pour P .

La matrice est donc mal conditionnée. Dès lors, les résultats obtenus en utilisant cette matrice ne sont peut-être pas fiables.

5) Dans le schéma actuel, les déformations accumulées lors de chaque étape de temps servent à évaluer le changement de pression résultant de l'étape. Ce changement est rajouté à la pression de l'étape précédente.

Le schéma itératif peut être amélioré : on calcule les déformations d'une étape de temps, puis on somme ces déformations à celles cumulées lors des étapes précédentes. Ces déformations cumulées servent alors à évaluer les pressions globales.

7. Résultats avec le modèle revu

Le modèle précédant a été revu afin d'y incorporer la dernière hypothèse des conclusions préliminaires, soit le calcul des déformations d'une étape de temps, et l'ajout de celles-ci aux déformations cumulées lors des étapes de temps précédentes.

Des résultats très convaincants ont déjà été obtenus.

L'évolution des contraintes radiales en fonction du temps et jusqu'à un burnup de 250 MWj/t est illustrée par la figure 5 ci-dessous.

Elle montre bien la relaxation des contraintes et la stabilisation de celles-ci dès les premières étapes de temps. La première montée en contrainte et sa relaxation résultent de l'expansion thermique. La valeur asymptotique de la contrainte, quant à elle, résulte de l'équilibre gonflement/fluage.

Le problème de la convergence se pose visiblement toujours à haut burnup; on se retrouve face à une oscillation des contraintes dès 1000 MWj/t. Dès

lors, il serait peut-être intéressant d'appliquer un coefficient d'amortissement aux variations dues au fluage de manière à réduire ces oscillations.

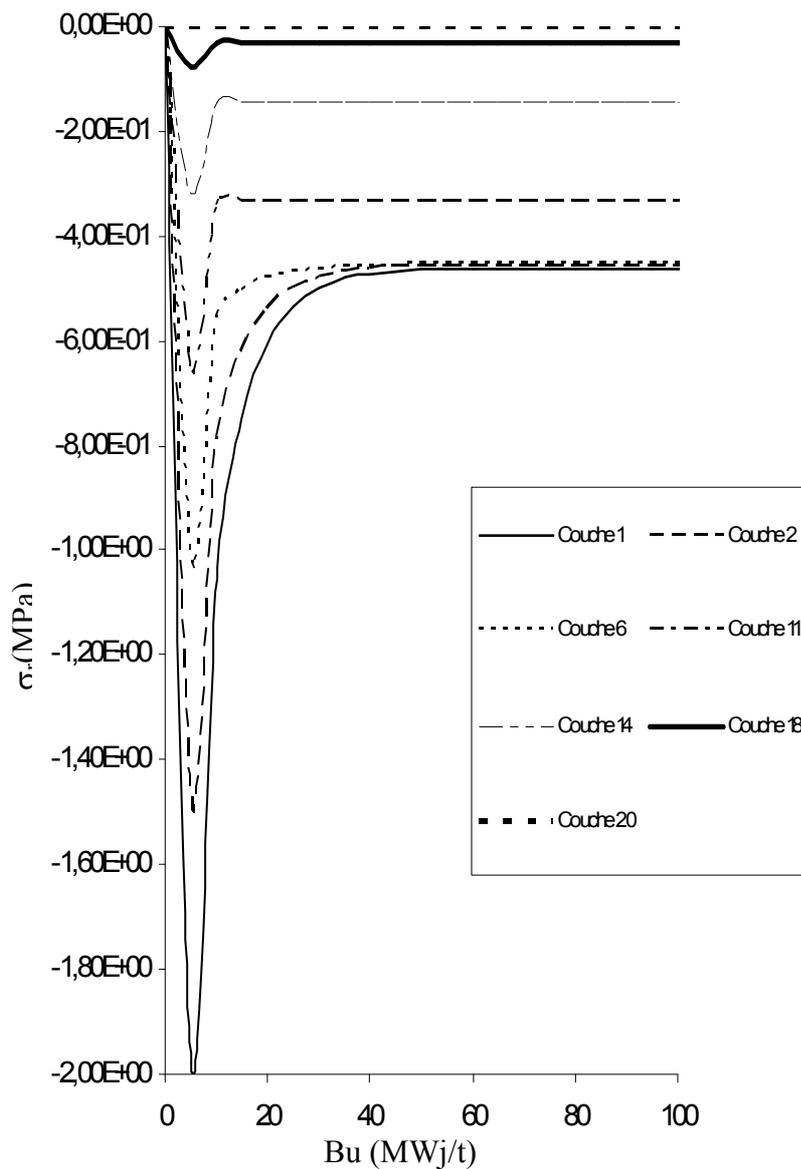


Figure 5 : Evolution de σ_r en fonction du temps

8. Conclusions

Le modèle actuel revu évalue quantitativement le phénomène d'apparition des contraintes différentielles créées entre l'agglomérat riche en Pu et la matrice UO₂ environnante. Le niveau local maximum en contrainte radiale ne dépasse pas 2 MPa en début d'irradiation. La déformation par fluage permet la relaxation quasi immédiate de cette contrainte. Ce résultat est proche du phénomène physique attendu, et expliquerait pourquoi le gonflement différentiel n'entraîne pas de fissuration de la matière.

Ces premiers résultats sont encourageants et nous espérons que les bases établies dans la présente étude permettront de poursuivre les recherches dans la direction souhaitée, en tenant compte des remarques et des suggestions effectuées.

Nous pouvons affirmer que nous avons mieux expérimenté encore, tout au long de cette étude, ce qu'a écrit Johann von Neumann : *“Les sciences n'essaient pas d'expliquer ; c'est tout juste si elles tentent d'interpréter ; elles font essentiellement des modèles. Par modèle, on entend une construction mathématique qui, à l'aide de certaines interprétations verbales, décrit les phénomènes observés. La justification d'une telle construction mathématique réside uniquement et précisément dans le fait qu'elle est censée fonctionner.”*

9. Références bibliographiques

- [1] *Answers/wins, A.Wins, modular scheme for neutronics calculation, User Guide, Winfrith, AEA technology, Juin 1999.*
- [2] BAILLY H., MENESSION D., PRUNIER C., *Le combustible nucléaire des réacteurs à eau sous pression et des réacteurs à neutrons rapides – Conception et comportement*, Editions Eyrolles, 1996.
- [3] BOULANGER D., LIPPENS M., MERTENS L., *Survey on Fabrication, in-reactor behaviour and performance of Pu-bearing fuels in LWRs*, Belgonucléaire, Bruxelles, 2001.

- [4] BILLAUX M., JADOU L., MOON K., *Comethe*, Volume 2, Material Properties, Belgonucléaire, 1995, 9502518/950.
- [5] CESCOTO S., *Eléments de mécanique du solide déformable (Théorie)*, Université de Liège, Faculté des Sciences Appliquées, 2004.
- [6] DROZDOWICZ K., GABANSKA B., KRINICKA E., WOZNICKA U., *Influence of the grain size on the effective absorption cross-section of thermal neutrons in a medium containing highly absorbing centres*, Annals of Nuclear Energy, 2001, n°28, 1485-1497.
- [7] GUERIN Y., *Le comportement mécanique du combustible nucléaire sous irradiation*, Annales de chimie françaises, 1985.
- [8] LEFEBVRE H., LIPPENS M., *Influence de la microstructure des combustibles UO_2 et MOX sur leur comportement en réacteur*, Belgonucléaire, Août 1994.
- [9] LIPPENS M., *Le MOX ou le combustible à oxyde mixte UO_2 - PuO_2 pour réacteur nucléaire à eau légère*, Belgonucléaire, Avril 1993.
- [10] LIPPENS M., *MOX fuel Pu recycling in LWRs*, BNEN, Février 2004.
- [11] MILET C., PICONI C., *Fluage en pile de l'oxyde mixte UO_2 - PuO_2* , Journal of Nuclear Materials, 1983.
- [12] NAITO Y., OKUNO H., SAKURAI Y., *Effect of fuel Grain Size on Reactivity*, Journal of Nuclear Science and Technology, October 1991, n°28, 958-960.
- [13] RESTANI R., *DOMO, Electron Probe Microanalysis on BWR MOX Fuel*, Campaign 2, Belgonucléaire, 1994, 9408458/221.
- [14] ROARK, *Formulas for Stress and Strain*, Fourth edition, International Student Edition.
- [15] THOMSON J.M., *Computation for coated particle fuel design*, Belgonucléaire.

- [16] TOURY G., *Maîtrise de microstructures MOX de type céramique-céramique*, Thèse présentée à l'Université de Limoges pour l'obtention du Doctorat de l'Université de Limoges, 12 juillet 2001.